



**HAL**  
open science

## Méthode $G-\theta$ en 3D : interpolation des facteurs d'intensité de contraintes.

Alexandre Martin, Matthieu Le Cren, Claude Stolz

► **To cite this version:**

Alexandre Martin, Matthieu Le Cren, Claude Stolz. Méthode  $G-\theta$  en 3D : interpolation des facteurs d'intensité de contraintes.. CSMA 2019 -14ème Colloque National en Calcul de Structures, CSMA, LEM3, MSME, Université de Lorraine, Arts et Métiers, CNRS, May 2019, Hyères, France. hal-04824542

**HAL Id: hal-04824542**

**<https://hal.science/hal-04824542v1>**

Submitted on 7 Dec 2024

**HAL** is a multi-disciplinary open access archive for the deposit and dissemination of scientific research documents, whether they are published or not. The documents may come from teaching and research institutions in France or abroad, or from public or private research centers.

L'archive ouverte pluridisciplinaire **HAL**, est destinée au dépôt et à la diffusion de documents scientifiques de niveau recherche, publiés ou non, émanant des établissements d'enseignement et de recherche français ou étrangers, des laboratoires publics ou privés.

## Méthode $G - \theta$ en 3D : interpolation des facteurs d'intensité de contraintes.

A. Martin<sup>1</sup>, M. Le Cren<sup>1</sup>, C. Stolz<sup>1,2</sup>

<sup>1</sup> IMSIA - UMR 9219, Université Paris-Saclay, alexandre.martin@cnsr.fr, matthieu-m.le-cren@edf.fr

<sup>2</sup> GeM - UMR 6183, École Centrale Nantes, claude.stolz@ec-nantes.fr

**Résumé** — La méthode  $G - \theta$  est une méthode de calcul du taux de restitution d'énergie et des facteurs d'intensité de contrainte (FICs) répandue. Dans cette contribution, nous rappelons les fondements de la méthode et discutons sa mise en œuvre dans le cas tridimensionnel. Une analyse de convergence réalisée sur des cas-tests admettant une solution analytique montre que la méthode est précise. Les erreurs issues de choix de mise en œuvre naïfs sont également discutés. L'analyse est restreinte au cas des fissures planes à front droit.

**Mots clés** — Mécanique de la rupture, Taux de restitution d'énergie, FICs, Fissures planes à front droit.

## 1 Introduction

Afin d'assurer la sûreté des structures, les ingénieurs doivent montrer qu'une fissure de forme postulée ne mène pas à la rupture de la pièce. Les critères utilisés sont fondés sur la mécanique linéaire de la rupture. On doit par exemple montrer que le facteur d'intensité de contrainte en mode I est inférieur à la ténacité du matériau  $K_{Ic}$  sous les conditions d'exploitation. L'objectif de cette contribution est d'évaluer la pertinence des calculs du taux de restitution d'énergie et des facteurs d'intensité de contrainte par la méthode  $G - \theta$ . On étudie en particulier la convergence au maillage sur des cas-tests admettant une solution analytique.

Soit un corps  $\Omega$  de frontière  $\partial\Omega$ . La frontière  $\partial\Omega$  est composée des ensembles  $\Gamma_u$ ,  $\Gamma_t$  et de la fissure  $\Gamma$  tels que  $\partial\Omega = \Gamma_u \cup \Gamma_t \cup \Gamma$ . Aucune force volumique n'est appliquée. Une traction  $\mathbf{T}^d$  est appliquée sur  $\Gamma_t$ . Les lèvres de la fissure  $\Gamma$  sont libres de chargement. Le déplacement  $\mathbf{u}^d$  est imposé sur  $\Gamma_u$ . Les notations précédentes sont illustrées FIGURE 1.

La formulation variationnelle du problème d'équilibre étudié est : trouver le déplacement  $\mathbf{u}$ , tel que  $\mathbf{u} = \mathbf{u}^d$  sur  $\Gamma_u$ , qui minimise l'énergie potentielle du système

$$W(\Omega, \mathbf{u}) = \int_{\Omega} w(\varepsilon(\mathbf{u})) \, d\Omega - \int_{\Gamma_t} \mathbf{T}^d \cdot \mathbf{u} \, d\Gamma,$$

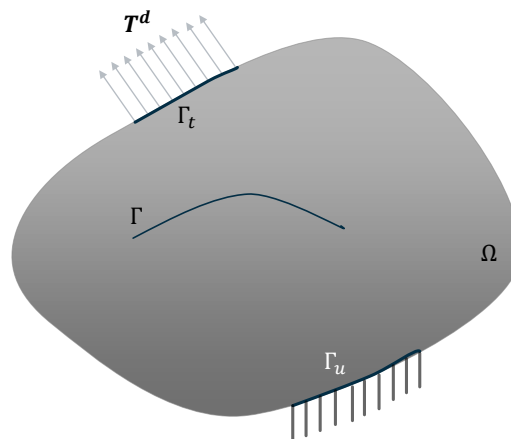


FIGURE 1 – Notations du problème.

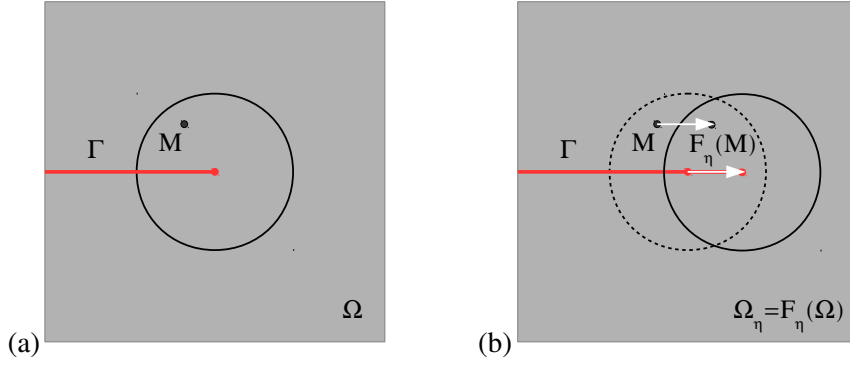


FIGURE 2 – Domaine  $\Omega$  (a) et domaine  $\Omega_\eta$ , image de  $\Omega$  par la fonction  $\mathcal{F}_\eta$  (b).

où  $\varepsilon$  est le tenseur des déformations linéarisé et  $w$  est la densité d'énergie de déformation. Le matériau est élastique linéaire et la densité d'énergie de déformation s'écrit, en notant  $\mathbb{C}$  le tenseur de Hooke :

$$w = \frac{1}{2} \varepsilon : \mathbb{C} : \varepsilon.$$

## 2 La méthode $G - \theta$

La méthode  $G - \theta$  a été introduite dans [4] par Destuynder et Djaoua. L'idée est de définir une famille de fonctions  $(\mathcal{F}_\eta)_\eta$  qui transforment le domaine  $\Omega$  en un domaine  $\Omega_\eta$  lequel représente le domaine fissuré actuel ou imposé. Les auteurs de [4] ont choisi des fonctions de la forme  $\mathcal{F}_\eta : M \rightarrow M + \eta\theta(M)$ , pour un réel  $\eta$  et un champ de vecteurs  $\theta$  donnés (cf. FIGURE 2).

Le champ  $\theta$  est supposé suffisamment régulier et tangent au bord domaine, i.e  $\theta \cdot \mathbf{n} = 0$  sur  $\partial\Omega$ , où  $\mathbf{n}$  est la normale sortante. Cette dernière condition assure que les transformations  $(\mathcal{F}_\eta)_\eta$  préservent la frontière du domaine.

La dérivée de l'énergie potentielle  $W$  par rapport à l'évolution du domaine, décrite par les transformations  $(\mathcal{F}_\eta)_\eta$  est définie par :

$$\frac{\partial W}{\partial \Omega} = \lim_{\eta \rightarrow 0} \frac{W(\Omega_\eta, \mathbf{u}_\eta) - W(\Omega, \mathbf{u})}{\eta}.$$

Destuynder et Djaoua ont prouvé que cette dérivée est l'opposé du taux de restitution d'énergie  $G$  :

$$G = -\frac{\partial W}{\partial \Omega} \equiv \mathcal{G}(\mathbf{u}, \theta),$$

En supposant que  $\theta$  est nul sur  $\Gamma_u$  et  $\Gamma_f$ , ils ont obtenu :

$$\mathcal{G}(\mathbf{u}, \theta) = \int_{\Omega} [\text{tr}(\boldsymbol{\sigma} \cdot \nabla \mathbf{u} \cdot \nabla \theta) - w \text{div} \theta] \, d\Omega,$$

où  $\boldsymbol{\sigma}$  est le tenseur des contraintes de Cauchy.

En pratique, on choisit  $\theta$  dans la direction  $\mathbf{N}$  normale au front de fissure, dans le plan de la fissure et nul loin de la fissure. Soient  $0 < R_I < R_S$  et  $r$  la distance du point  $M$  au front de fissure. On choisit  $\theta(M) = \theta_0(r)\mathbf{N}$ , où  $\theta_0$  est la fonction définie par :

$$\theta_0(r) = \begin{cases} 1, & \text{si } r \leq R_I, \\ \frac{R_S - r}{R_S - R_I}, & \text{si } r \in [R_I, R_S], \\ 0, & \text{si } r \geq R_S. \end{cases}$$

Li *et al.* ont introduit la méthode des intégrales de domaine (cf. [7]), qui peut être vue comme une extension de la méthode  $G - \theta$  au cas tridimensionnel. Soit  $\mathbf{P}$  le tenseur d'Eshelby, défini par :

$$\mathbf{P} = w\mathbf{I} - \boldsymbol{\sigma} \cdot \nabla \mathbf{u},$$

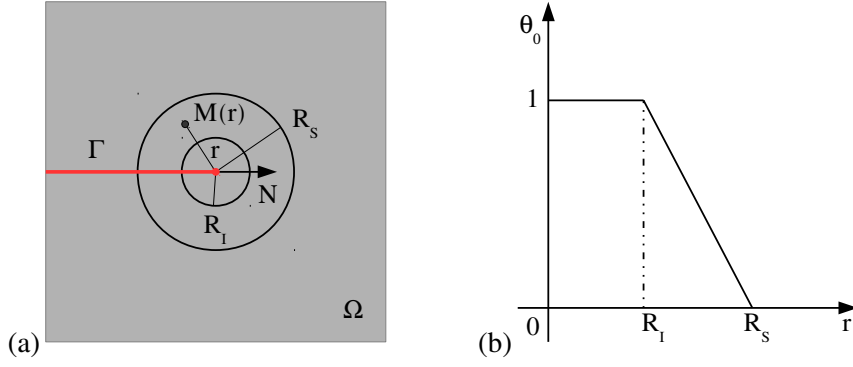


FIGURE 3 – (a) Représentation du domaine où  $\theta$  est non nul et (b) graphe de la fonction  $\theta_0$ .

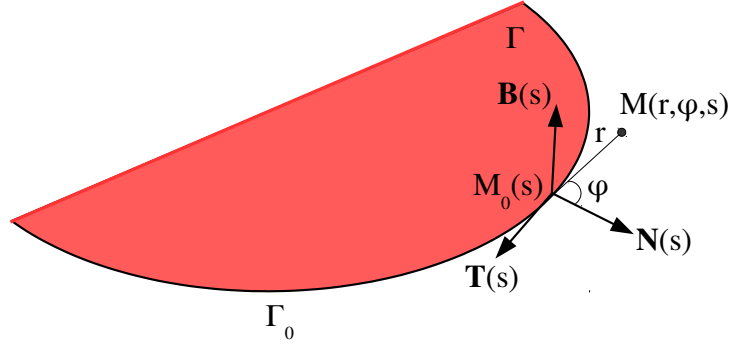


FIGURE 4 – Base locale pour un point  $M_0$  du front de fissure, d'abscisse curviligne  $s$ .

où  $\mathbf{I}$  est le tenseur identité. La transposée du tenseur d'Eshelby est à divergence nulle :

$$\operatorname{div}(\mathbf{P}^T) = \mathbf{0}.$$

On a :

$$\mathcal{G}(\mathbf{u}, \theta) = \int_{\partial\Omega} \mathbf{n} \cdot \mathbf{P} \cdot \theta \, d\Gamma - \int_{\Omega} \operatorname{tr}(\mathbf{P} \cdot \nabla \theta) \, d\Omega.$$

En utilisant les conditions aux limites et puisque  $\theta \cdot \mathbf{n} = 0$  sur  $\partial\Omega$ , il vient :

$$\mathcal{G}(\mathbf{u}, \theta) = \int_{\Omega} [\operatorname{tr}(\boldsymbol{\sigma} \cdot \nabla \mathbf{u} \cdot \nabla \theta) - w \operatorname{div} \theta] \, d\Omega - \int_{\Gamma_t} \mathbf{T}^d \cdot \nabla \mathbf{u} \cdot \theta \, d\Gamma - \int_{\Gamma_u} \mathbf{n} \cdot \boldsymbol{\sigma} \cdot \nabla \mathbf{u}^d \cdot \theta \, d\Gamma. \quad (1)$$

À notre connaissance, les intégrales de surface sont discutées dans peu de références (*e.g.* [8, 2]).

Dans le cas tridimensionnel, un point  $M_0$  sur le front de fissure  $\Gamma_0$  est paramétré par son abscisse curviligne  $s$  (*cf.* FIGURE 4). Le taux de restitution d'énergie  $G$  et la direction de propagation  $\mathbf{N}$  dépendent de l'abscisse curviligne  $s$  tandis que  $\theta$  dépend de la distance au front de fissure  $r$  et de l'abscisse curviligne  $s$ . L'avancée virtuelle de la fissure dans la direction normale au front de fissure et dans le plan de la fissure s'écrit dans ce cas  $\theta(M_0(s)) \cdot \mathbf{N}(s)$ . On a finalement :

$$\int_{\Gamma_0} G(s) \theta(M_0(s)) \cdot \mathbf{N}(s) \, ds = \mathcal{G}(\mathbf{u}, \theta). \quad (2)$$

### 3 Mise en œuvre numérique

Le taux de restitution d'énergie est discrétisé sur une base de fonctions polynomiales :

$$G(s) = \sum_{j=1}^N G^j P_j(s). \quad (3)$$

Pour  $i \in [0, \mathcal{N}]$ , considérons  $\theta_i$  tel que :  $\theta_i(M_0(s)) \cdot \mathbf{N}(s) = P_i(s)$ , sur  $\Gamma_0$ . L'équation (2) donne :

$$\sum_{j=1}^{\mathcal{N}} \left( \int_{\Gamma_0} P_i(s) P_j(s) ds \right) G^j = \mathcal{G}(\mathbf{u}, \theta_i).$$

Finalement, les composantes  $(G^j)_j$  sont solutions des systèmes linéaires suivants :

$$[M]\{G\} = \{\mathcal{G}\},$$

où :

$$[M] = \left( \int_{\Gamma_0} P_i(s) P_j(s) ds \right)_{ij}, \quad \{G\} = (G^j)_j \quad \text{et} \quad \{\mathcal{G}\} = (\mathcal{G}(\mathbf{u}, \theta_i))_i.$$

En pratique, on construit  $\theta_i$  tel que  $\theta_i(M_0(s)) \cdot \mathbf{N}(s) = P_i(s)$ , sur le front de fissure et nul loin du front de fissure. Nous choisissons, pour  $M = M_0(s) + r \mathbf{e}_r(\varphi, s)$  :

$$\theta_i(M) = \theta_0(r) P_i(s) \mathbf{N}(s).$$

Suivant l'approche d'Andersson (cf. [1]), utilisons des polynômes de Legendre définis sur le front de fissure  $\Gamma_0$ . Ces polynômes sont réguliers et forment une base orthonormée :

$$\int_{\Gamma_0} P_i(s) P_j(s) ds = \begin{cases} 0, & \text{si } i \neq j \\ 1, & \text{si } i = j \end{cases}.$$

En accord avec [9], nous n'interpolons pas *directement*  $\theta_i$  pour préserver les propriétés des polynômes de Legendre :

$$\mathcal{I}(\theta_i)_M = \mathcal{I}(\theta_0)_M P_i(\mathcal{I}(s)_M) \mathcal{I}(\mathbf{N})_M,$$

où  $\mathcal{I}(f)_M$  désigne l'interpolée de la fonction  $f$  évaluée au point  $M$ .

## 4 Calcul des facteurs d'intensité de contrainte

Soit  $\mathbf{v}$  un champ de déplacements cinématiquement admissible et  $\boldsymbol{\sigma}(\mathbf{v})$  un champ de contraintes statiquement admissible, associés par la loi de comportement. La forme bilinéaire  $g$  associée à  $\mathcal{G}$  est :

$$g(\mathbf{u}, \mathbf{v}, \boldsymbol{\theta}) = \frac{1}{4} [\mathcal{G}(\mathbf{u} + \mathbf{v}, \boldsymbol{\theta}) - \mathcal{G}(\mathbf{u} - \mathbf{v}, \boldsymbol{\theta})].$$

Soient  $\mathbf{v}^d$  la trace de  $\mathbf{v}$  sur  $\Gamma_u$  et  $\mathbf{T}_v^d$  la trace de  $\mathbf{n} \cdot \boldsymbol{\sigma}(\mathbf{v})$  sur  $\Gamma_t$ . En utilisant (1), nous obtenons :

$$g(\mathbf{u}, \mathbf{v}, \boldsymbol{\theta}) = \frac{1}{2} \int_{\Omega} \left[ \text{tr}((\boldsymbol{\sigma}(\mathbf{u}) \cdot \nabla \mathbf{v} + \boldsymbol{\sigma}(\mathbf{v}) \cdot \nabla \mathbf{u}) \cdot \nabla \boldsymbol{\theta}) - \frac{1}{2} (\boldsymbol{\sigma}(\mathbf{u}) : \boldsymbol{\varepsilon}(\mathbf{v}) + \boldsymbol{\sigma}(\mathbf{v}) : \boldsymbol{\varepsilon}(\mathbf{u})) \text{div} \boldsymbol{\theta} \right] d\Omega \\ - \frac{1}{2} \int_{\Gamma_t} (\mathbf{T}^d \cdot \nabla \mathbf{v} + \mathbf{T}_v^d \cdot \nabla \mathbf{u}) \cdot \boldsymbol{\theta} d\Gamma - \frac{1}{2} \int_{\Gamma_u} \mathbf{n} \cdot (\boldsymbol{\sigma}(\mathbf{u}) \cdot \nabla \mathbf{v}^d + \boldsymbol{\sigma}(\mathbf{v}) \cdot \nabla \mathbf{u}^d) \cdot \boldsymbol{\theta} d\Gamma. \quad (4)$$

Le champ de déplacement  $\mathbf{u}$  se décompose de la façon suivante :

$$\mathbf{u} = \mathbf{u}_R + \mathbf{K}_I \mathbf{u}_I + \mathbf{K}_{II} \mathbf{u}_{II} + \mathbf{K}_{III} \mathbf{u}_{III},$$

où  $\mathbf{u}_R$  est la partie régulière du déplacement et  $\mathbf{K}_\alpha$  et  $\mathbf{u}_\alpha$  sont respectivement le facteur d'intensité de contrainte et le champ de déplacement associé à la solution asymptotique de Westergaard pour le mode  $\alpha$  [10]. Pour un champ de déplacement  $\mathbf{v}$  de la forme :

$$\mathbf{v} = \mathbf{K}_I^* \mathbf{u}_I + \mathbf{K}_{II}^* \mathbf{u}_{II} + \mathbf{K}_{III}^* \mathbf{u}_{III},$$

on obtient (cf. [3, 5]) :

$$g(\mathbf{u}, \mathbf{v}, \boldsymbol{\theta}) = \mathbf{K}_I \mathbf{K}_I^* g(\mathbf{u}_I, \mathbf{u}_I, \boldsymbol{\theta}) + \mathbf{K}_{II} \mathbf{K}_{II}^* g(\mathbf{u}_{II}, \mathbf{u}_{II}, \boldsymbol{\theta}) + \mathbf{K}_{III} \mathbf{K}_{III}^* g(\mathbf{u}_{III}, \mathbf{u}_{III}, \boldsymbol{\theta}).$$

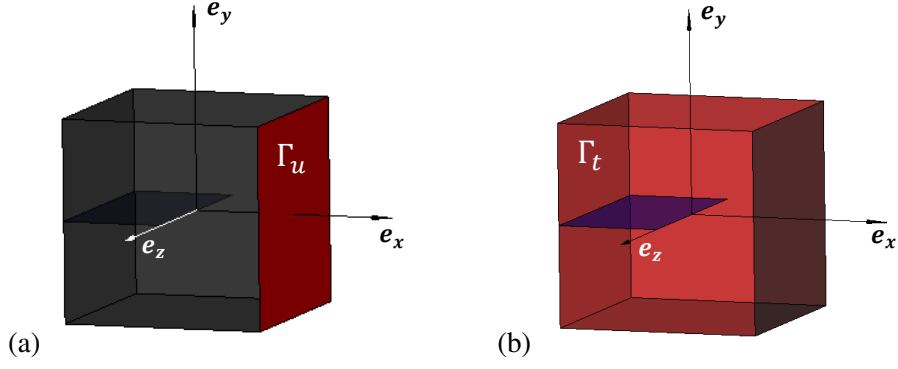


FIGURE 5 – Illustration des domaines : (a) domaine  $\Gamma_u$  (en rouge) et (b) domaine  $\Gamma_t$  (en rouge).

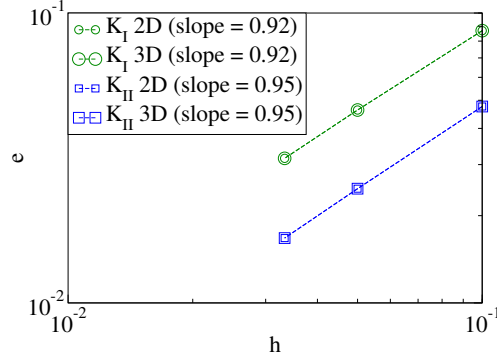


FIGURE 6 – Évolution de l'erreur en termes du facteur d'intensité en fonction de la taille de maille, en 2D et en 3D, pour le mode I pur (en vert) et le mode II pur (en bleu).

Les quantités  $g_I = g(\mathbf{u}_I, \mathbf{u}_I, \theta)$ ,  $g_{II} = g(\mathbf{u}_{II}, \mathbf{u}_{II}, \theta)$  et  $g_{III} = g(\mathbf{u}_{III}, \mathbf{u}_{III}, \theta)$  sont des constantes qui sont évaluées en appliquant la formule d'Irwin [6].

Les facteurs d'intensité de contrainte  $K_I$ ,  $K_{II}$  et  $K_{III}$  sont décomposés sur la même base de fonctions polynomiales (3) :

$$K_\alpha(s) = \sum_{j=1}^N K_\alpha^j P_j(s), \text{ pour } \alpha \in \{I, II, III\}.$$

Finalement, les composantes  $(K_\alpha^j)_{\alpha j}$  sont solutions des systèmes linéaires suivants :

$$g_I[M]\{K_I\} = \{g(\mathbf{u}, \mathbf{u}_I)\}, \quad g_{II}[M]\{K_{II}\} = \{g(\mathbf{u}, \mathbf{u}_{II})\}, \quad g_{III}[M]\{K_{III}\} = \{g(\mathbf{u}, \mathbf{u}_{III})\},$$

où,

$$[M] = \left( \int_{\Gamma_0} P_i(s) P_j(s) ds \right)_{ij}, \quad \{K_\alpha\} = (K_\alpha^j)_j, \quad \alpha \in \{I, II, III\}, \quad \text{et } \{g(\mathbf{u}, \mathbf{v})\} = (g(\mathbf{u}, \mathbf{v}, \theta_i))_i.$$

## 5 Simulations numériques

Considérons le cube unitaire traversé par une fissure plane à front droit. Deux problèmes sont étudiés :

— Le mode I pur dont la solution est :  $\mathbf{u}_S = \mathbf{u}_I$ .

— Le mode II pur de solution :  $\mathbf{u}_S = \mathbf{u}_{II}$ .

Pour chaque problème, les conditions aux limites sont :

$$\mathbf{u}^d = \mathbf{u}_S, \text{ sur } \Gamma_u, \quad \mathbf{T}^d = \mathbf{n} \cdot \boldsymbol{\sigma}(\mathbf{u}_S), \text{ sur } \Gamma_t.$$

Les domaines  $\Gamma_u$  et  $\Gamma_t$  sont illustrés FIGURE 5. Le module d'Young est  $E = 0.1$  Mpa et le coefficient de Poisson est nul ( $\nu = 0$ ).

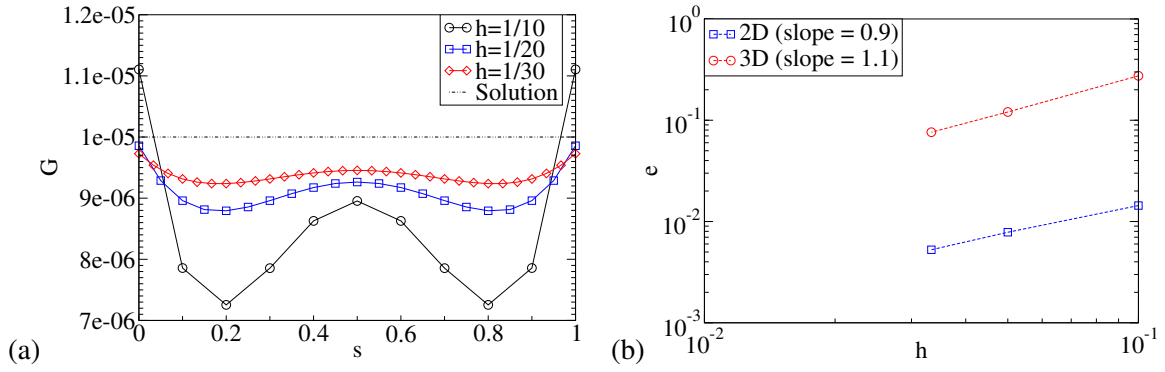


FIGURE 7 – Résultats pour l’interpolation directe de  $\theta_i$  : (a)  $G(s)$  pour différentes tailles de maille. (b) Évolution de l’erreur en termes du taux de restitution d’énergie en fonction de la taille de maille, en 3D.

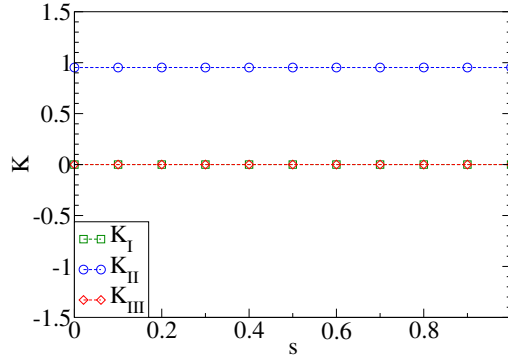


FIGURE 8 –  $K_I$  (en vert),  $K_{II}$  (en bleu) et  $K_{III}$  (en rouge) en fonction de l’abscisse curviligne, pour le mode II pur et pour un maillage donné ( $h = 1/10$ ).

Pour chaque problème, la solution analytique  $u_S$  vérifie l’hypothèse des contraintes planes *partout* dans le domaine et les facteurs d’intensité de contraintes sont donc uniformes le long du front de fissure. Chaque problème étant l’extrusion d’un problème bidimensionnel, il est possible de comparer les résultats obtenus en 2D et en 3D. Dans les courbes suivantes, l’erreur représentée correspond au maximum de l’écart observé entre la valeur estimée par la méthode  $G-\theta$  et la valeur analytique, le long du front de fissure, rapporté à la valeur analytique.

La FIGURE 6 montre l’évolution de l’erreur obtenue en termes du facteur d’intensité en fonction de la taille de maille, pour chaque problème, en 2D et en 3D. Les courbes obtenues à partir des simulations 2D et 3D se superposent parfaitement grâce à l’interpolation du champ  $\theta_i$  qui préserve les propriétés des polynômes de Legendre. L’interpolation directe de  $\theta_i$  :

$$\mathcal{I}(\theta_i)_M = \mathcal{I}(\theta_0 P_i N)_M,$$

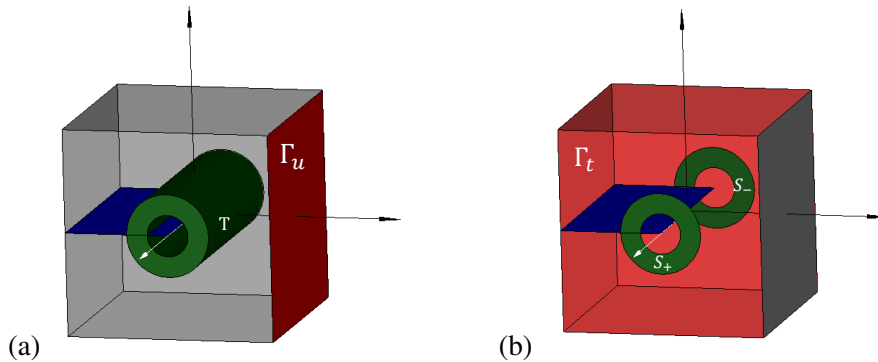


FIGURE 9 – Géométrie et conditions aux limites : (a)  $\Gamma_u$  (en rouge) et le domaine  $T$ , dans lequel  $\theta$  varie, (en vert) ; (b) l’intersection de  $\Gamma_t$  (en rouge) et  $T$  est l’union des surfaces  $S_+$  et  $S_-$  (en vert).

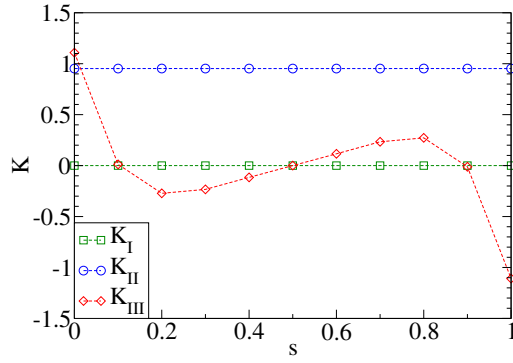


FIGURE 10 – Variations des FICs  $K_I(s)$  (vert),  $K_{II}(s)$  (bleu) et  $K_{III}(s)$  (rouge), pour le mode II pur et pour un maillage donné ( $h = 1/10$ ), obtenues sans les intégrales de surface.

conduit quant à elle à des oscillations parasites qui augmentent l'erreur dans le cas 3D, comme le montre la FIGURE 7.

Nous avons vérifié que les modes de rupture obtenus par la méthode  $G - \theta$  sont découplés, *i.e.* :

—  $K_{II} = K_{III} = 0$ , pour le mode I pur,

—  $K_I = K_{III} = 0$ , pour le mode II pur.

La FIGURE 8 montre que les modes de rupture sont correctement découplés, pour le mode II pur.

Concentrons nous sur le mode II pur et considérons  $g(\mathbf{u} = \mathbf{u}_{II}, \mathbf{v} = \mathbf{u}_{III}, \boldsymbol{\theta})$ , *i.e.* le second membre du système linéaire à résoudre pour calculer  $K_{III}$ . La FIGURE 9 illustre les domaines qui interviennent dans l'écriture des différents termes de  $g(\mathbf{u} = \mathbf{u}_{II}, \mathbf{v} = \mathbf{u}_{III}, \boldsymbol{\theta})$ .

D'une part,  $\boldsymbol{\theta}$  est nul sur  $\Gamma_u$  et en conséquence, l'intégrale sur  $\Gamma_u$  est nulle. D'autre part, puisque le mode II de rupture est le cisaillement plan,  $\mathbf{n} \cdot \boldsymbol{\sigma}(\mathbf{u}_{II}) = \mathbf{0}$  sur  $\Gamma_t$ , on a :

$$\int_{\Gamma_t} \mathbf{T}_v^d \cdot \nabla \mathbf{v} \cdot \boldsymbol{\theta} \, d\Gamma = \int_{\Gamma_t} \mathbf{n} \cdot \boldsymbol{\sigma}(\mathbf{u}_{II}) \cdot \nabla \mathbf{u}_{III} \cdot \boldsymbol{\theta} \, d\Gamma = 0.$$

La contribution des intégrales de surface semble être nulle à ce stade, mais ce n'est pas le cas ! Le mode III de rupture est le cisaillement hors plan et on peut montrer que :

$$\int_{\Gamma_t} \mathbf{T}_v^d \cdot \nabla \mathbf{u} \cdot \boldsymbol{\theta} \, d\Gamma = \int_{\Gamma_t} \mathbf{n} \cdot \boldsymbol{\sigma}(\mathbf{u}_{III}) \cdot \nabla \mathbf{u}_{II} \cdot \boldsymbol{\theta} \, d\Gamma \neq 0.$$

En réalité, cette intégrale de surface compense la contribution de l'intégrale de volume, non nulle (*cf.* (4)). Supposer que l'intégrale de surface  $\int_{\Gamma_t} \mathbf{T}_v^d \cdot \nabla \mathbf{u} \cdot \boldsymbol{\theta} \, d\Gamma$  est nulle conduit à des facteurs d'intensité de contrainte erronés, comme illustré FIGURE 10.

## 6 Conclusion

La méthode  $G - \theta$  pour le calcul du taux de restitution d'énergie et des facteurs d'intensité des contraintes a été présentée. Des tests de convergence ont montré que la méthode est précise, dans le cas d'une fissure à front droit. La contribution des intégrales de surface associées aux conditions aux limites a été étudiée. Les erreurs issues d'une mise en œuvre *naïve* de la méthode ont également été discutées.



## Références

- [1] B. Andersson, U. Falk, I. Babuška et T. Von Petersdorff. Reliable stress and fracture mechanics analysis of complex components using a h-p version of FEM. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 38(13) :2135–2163, 1995.
- [2] J. Brochard, T. Charras, A. Combescure, X. Z. Suo et D. Uhlmann. Numerical evaluation of the energy release rate for nonlinear fracture mechanics formulation of G- $\theta$  method and application with CASTEM 2000. In *SISSI 94*, 2 :211 – 215, Saclay, 1994.
- [3] H. D. Bui. Associated path independent J-integrals for separating mixed modes. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 31(6) :439 – 448, 1983.
- [4] P. Destuynder et M. Djaoua. Sur une Interprétation Mathématique de l'Intégrale de Rice en Théorie de la Rupture Fragile. *Mathematical Methods in the Applied Sciences*, 3(1) :70–87, 1981.
- [5] M. Gosz et B. Moran. An interaction energy integral method for computation of mixed-mode stress intensity factors along non-planar crack fronts in three dimensions. *Engineering Fracture Mechanics*, 69(3) :299 – 319, 2002.
- [6] G. Irwin. Analysis of Stresses and Strains near the End of a Crack Traversing a Plate. *Journal of Applied Mechanics*, 24 :361 – 364, 1957.
- [7] F. Z. Li, C. F. Shih et A. Needleman. A comparison of methods for calculating energy release rates. *Engineering Fracture Mechanics*, 21(2) :405 – 421, 1985.
- [8] C. F. Shih, B. Moran et T. Nakamura. Energy release rate along a three-dimensional crack front in a thermally stressed body. *International Journal of Fracture*, 30(2) :79–102, 1986.
- [9] H. Ozer, C. A. Duarte et I. L. Al-Qadi. Formulation and implementation of a high-order 3-D domain integral method for the extraction of energy release rates. *Computational Mechanics*, 49(4) :459–476, 2012.
- [10] H. M. W. Westergaard. Bearing Pressures and Cracks. *Journal of Applied Mechanics*, 6 :A49–A53, 1939.